

技術論文

力センサを用いない
位置と力のハイブリッド制御

大石 淳* 崎 勝** 藤田 昌弘**

Hybrid Position and Force Control without Force Sensor

Kiyoshi OHISHI* Masaru MIYAZAKI** Masahiro FUJITA**

Generally, a hybrid control is realized by sensor signal feedback of position and forces. However, some robot manipulators do not have a force sensor due to the environment of robot manipulator. Moreover, a precise force sensor is very expensive. In order to overcome these problems, this paper proposes the estimation system of reaction force without using a force sensor. This force estimation system consists of the torque observer and the inverse dynamics calculation. Using both this force estimation system and H^∞ acceleration controller, this paper realizes the hybrid control of position and force without force sensor. H^∞ acceleration controller is based on H^∞ control theory, and it takes account of the frequency characteristics of both sensor noise effect and disturbance rejection. The experimental results in this paper illustrate the fine hybrid control of the tested three-degrees-of-freedom DD robot manipulator without force sensor.

Key Words: Force estimation, Hybrid control, H^∞ Control theory, Torque observer, Acceleration control

1. ま え が き

ロボットマニピュレータに組立作業などの環境との接触を伴う動作をさせる場合、位置制御のみで高性能な制御を行うことは困難である。しかしながら、マニピュレータと環境との接触力を検知し、位置と力のハイブリッド制御ができれば、制御性能を向上させることができる。このような制御を迅速で正確に行わせるために、外乱オブザーバやモデル追従加速制御系などの加速コンントローラを用いる手法が提案され、その有効性が立証されてきた¹⁾²⁾。さらに、この加速コンントローラに対して、観測ノイズに対するロバスト安定性と外乱抑圧特性の両者を考慮するために、 H^∞ 制御理論の混合感度問題を用いて設計する方法が提案され、ロバストなモー

ジョン制御に有効であることが示されたり、これらのロバスト加速コンントローラに基づくモージョン制御は、複雑な運動力学計算を行わずに様々な外乱やパラメータ変動を瞬時に補償し、逆キネマティクスの計算だけで高度なモージョン制御を実現することができる。

次に、力制御を行う場合、一般に力センサを用いている。しかしながら、マニピュレータに力センサを装着することは、マニピュレータの剛性上の問題や作業環境上の条件から困難な場合がある。そのため、マニピュレータが環境に印加した力を推定し、その推定値を力センサの係数の代わりにフィードバックして、力センサを必要としない力制御系を構成する方法が提案された³⁾⁴⁾。この力推定線性は、トルクオブザーバに基づく運動力学計算によって構成され、そのときの運動力学計算は力推定値にだけ用いられている。この他に、位置センサの信号を展伸積分することにより、速度、加速信号を生成し、運動力学計算によって外力を算定する手法も提案さ

* 京大工学部

** 大阪大学

* 大阪大学

JR3J Vol.11 No.3

April, 1993

- 166 -

$$\frac{\partial}{\partial s} = \frac{P(s)K(s)}{1+P(s)K(s)} \frac{1}{s^2} = T(s) \frac{1}{s^2} \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial s} = \frac{1}{1+P(s)K(s)} = S(s) \quad (2)$$

H^∞ 加速コンントローラを用いて、多関節ロボットマニピュレータの位置と力のハイブリッド制御系を位置センサと力センサの2つの信号をフィードバックして構成

すると、Fig. 2 のようになる。Fig. 2 において、位置制御系の位置 P 、速度 \dot{P} 、加速 \ddot{P} と関節座標の位置 θ 、角速度 $\dot{\theta}$ 、角加速 $\ddot{\theta}$ との関係式は (3) 式から (5) 式となる。また、加速指令 \ddot{p}_{cmd} から角加速指令 $\ddot{\omega}_{cmd}$ への変換は (6) 式のようになる。

求められた $\ddot{\omega}_{cmd}$ を、各関節座標空間に懸置された H^∞ 加速コンントローラに入力する構造となっている。そのため、このハイブリッド制御系はロバストな制御を実現することができ、ここで、 J はヤコビアンを表し、 J^{-1} はその逆行列を表す。 M_0 は力制御の仮想質量行列であり、 H は位置制御と力制御の選択対角行列を表し、その対角要素が1の方向は位置制御を行い、0の方向は力制御を行うことになる。また、 K_1 と K_2 は位置制御系の各ゲインである。特に K_1 は力制御の目標位置とマニピュレータとの間の振動を抑制するためのフィードバック項も兼ねている。これより、環境との接触を伴って安定な制御を行うために、 K_1 はある程度大きくする必要があるのである。

$$P = T(s) \quad (3)$$

$$\dot{P} = J\dot{\theta} \quad (4)$$

$$\ddot{P} = J\ddot{\theta} + \dot{J}\dot{\theta} \quad (5)$$

$$\ddot{\omega}_{cmd} = J^{-1}\ddot{p}_{cmd} - \dot{J}^{-1}\dot{\omega} \quad (6)$$

力センサは向からの直印で使用できない場合がある。そこで本論文ではトルクオブザーバを用いて反力推定系を構成し、その推定値を力センサの信号の代わりにフィードバックすることを提案する。

3. 反力推定機構の構成

本論文で用いるトルクオブザーバを Fig. 3 に示す。Fig. 3 において、 $F(s)$ は2次のローパスフィルタ、 $H(s)$ は $F(s)$ とアクチュエータの振動モデル $P_m(s)$ の積からなる補償要素であり、(7)式から(9)式の関係式で表される。Fig. 3 に示すトルクオブザーバは外力トルクをステップ状の関数として定義して Coplanar のオブザーバ設計法に基づいて構成されたものと等価になる¹⁾¹⁰⁾。

$$F(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (7)$$

$$P_m(s) = \frac{1}{J s^2} \quad (8)$$

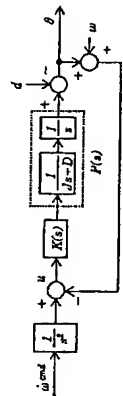


Fig. 1 Schematic diagram of H^∞ acceleration controller.

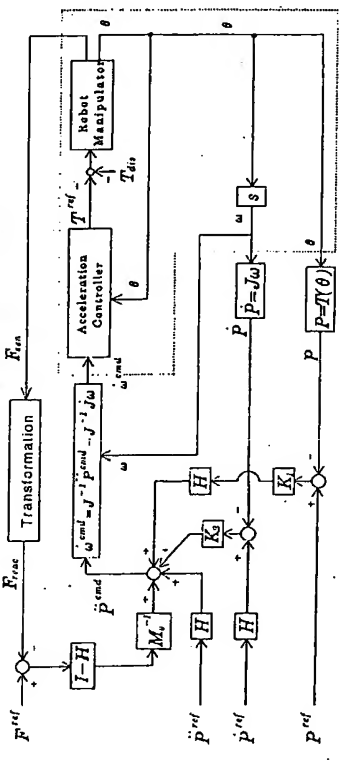


Fig. 2 Hybrid control system of position and force using acceleration controller

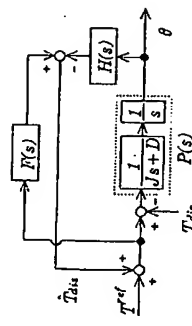


Fig. 3 Block diagram of torque observer

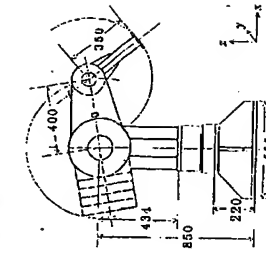
ここで、 ω_0 はトルクオブザーバの固有数値特性を決める固有振動数で、これにより外力 T_{ext} の推定速度を定めることができる。このトルクオブザーバにおいて、 $F(s)$ の出力と $H(s)$ の出力の相違を T_{obs} とおくと、アクチュエータに加わる実際の外力 T_{ext} から T_{obs} またがって、制御対象 $P(s)$ と被観系 $P_m(s)$ が一致し、ローパスフィルタ $F(s)$ と被観系 $P_m(s)$ の周波数範囲内では、(10) 式は (11) 式のようになる。

$$\frac{\hat{T}_{obs}}{T_{ext}} = \frac{F(s)P_m(s)}{1 - F(s)} \quad (10)$$

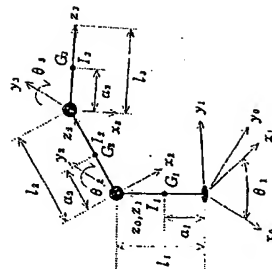
$$= 1 \quad (11)$$

多関節ロボットマニピュレータの各関節に設置されたアクチュエータには、その動作時に (12) 式に表されるような外力 T_{ext} が印加される。ここで、 T_{int} は遠心力やコリオリ力からなる干渉力、 T_g は重力、 T_{res} は反力、 D は粘性摩擦係数、 F はクローン摩擦である。(12) 式より、反力 T_{res} は (13) 式のように求めることができる。

$$T_{res} = T_{ext} + T_g + T_{int} + D\omega + F \quad (12)$$



(a) Schematic diagram of tested three-degree-of-freedom DD robot manipulator



l_i : length of link i

a_i : length between joint i and the center of gravity of link i

m_i : mass of link i

$I_i = \begin{bmatrix} I_{i1} & 0 & 0 \\ 0 & I_{i2} & 0 \\ 0 & 0 & I_{i3} \end{bmatrix}$: moment of inertia of link i about the center of gravity of link i

(b) Parameter of tested DD robot manipulator
Fig. 4 Tested three-degree-of-freedom DD robot manipulator

メータを求めることができる。先ずリンク 3 において、 $\theta_2=0$ として等角速度運動をさせる r_{2g} が求められ、次に、リンク 2 では $\theta_3=0$ として等角速度運動をさせる $r_{2g}+r_{3g}$ が求められる。 r_{2g} は最初に求めてあるため、 r_{2g} を求めることができる。

また、リンク 3 の等角速度運動において、位置 θ_3 が 0 [rad] のときの入力トルク τ_3 の大きさが摩擦係数と等しくなることがわかる。同様に、リンク 2 のときは θ_2 が 0 [rad] のときに摩擦係数 ω の関数である粘性摩擦と、角速度の符号のみに依存するクローン摩擦からなる。そこで、この等角速度試験を色々な角速度において行うことによ

$$T_g(\theta) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ -r_{1g}s_2 - r_{2g}s_{23} & 0 & 0 \\ r_{1g}s_2 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$D = \begin{bmatrix} D_1 & 0 & 0 \\ 0 & D_2 & 0 \\ 0 & 0 & D_3 \end{bmatrix}$$

$$F = \begin{bmatrix} D_{fres} \operatorname{sgn} \omega_1 \\ D_{fres} \operatorname{sgn} \omega_2 \\ D_{fres} \operatorname{sgn} \omega_3 \end{bmatrix}$$

$$[\omega\omega] = \begin{bmatrix} \omega_1\omega_2 \\ \omega_1\omega_3 \\ \omega_2\omega_3 \end{bmatrix}$$

$$[\omega\omega^2] = \begin{bmatrix} \omega_1^2 \\ \omega_2^2 \\ \omega_3^2 \end{bmatrix}$$

$$s_2 = \sin \theta_2, \quad s_{23} = \sin(\theta_2 + \theta_3)$$

$$c_2 = \cos \theta_2, \quad c_{23} = \cos(\theta_2 + \theta_3)$$

$$\sin(\theta_2 + \theta_3) = \sin(2\theta_2 + \theta_3)$$

$$J_{21} = l_{21} + l_{23} + l_{33}$$

$$J_{22} = l_{22} - l_{23} + m_2 a_2^2 + m_3 l_3^2$$

$$J_{23} = l_{22} + m_2 a_2^2 + m_3 l_3^2$$

$$J_{31} = l_{31} - l_{23} + m_2 a_2^2$$

$$J_{32} = l_{32} + m_2 a_2^2$$

$$J_{33} = m_3 a_3^2 + m_4 l_4^2$$

$$r_2 = m_2 a_2 + m_3 l_3$$

$$r_3 = m_3 a_3$$

ただし、

$M(\theta)$: 慣性行列

$B(\theta)$: コリオリ係数

$C(\theta)$: 遠心力係数

これらのパラメータを求めて、マニピュレータの逆運動力学を解くと、重力などの外力を推定することができる。

4.2 重力項と摩擦項の同定

マニピュレータの各リンクを一つずつ等角速度運動させると、 $\omega=0$ となり (14) 式は (15) 式のようになる。このとき、同定の対象とならないリンクは固定しておく。

$$\tau = T_g + D\omega + F \quad (15)$$

$$\tau_1 = D_{fres} \operatorname{sgn} \omega_1$$

$$\tau_2 = -r_{2g}s_2 - r_{2g}s_{23} + D_{fres} \operatorname{sgn} \omega_2$$

$$\tau_3 = -r_{3g}s_3 + D_{fres} \operatorname{sgn} \omega_3$$

この式からわかるように、リンク 2 とリンク 3 に加わる重力は位置 θ に関する正弦関数である。そのために、等角速度運動時の位置 θ と入力トルク τ の関係を設定し、その正弦波の振幅を求めることで重力に作用するパ

り、粘性摩擦係数とクーロン摩擦を求めて、フックモデルの摩擦モデルを同定することになる。

リンク1に関してはFig. 4からわかるように、重力の影響は受けず、摩擦だけを考慮しなければならぬ。従って、同様の等角速度試験を行って、そのときの入力トルクの大きさを測定して摩擦モデルを同定するだけである。

以上、各リンクにおける等角速度試験の結果をFig. 5に、そして求められた摩擦モデルをFig. 6に示す。

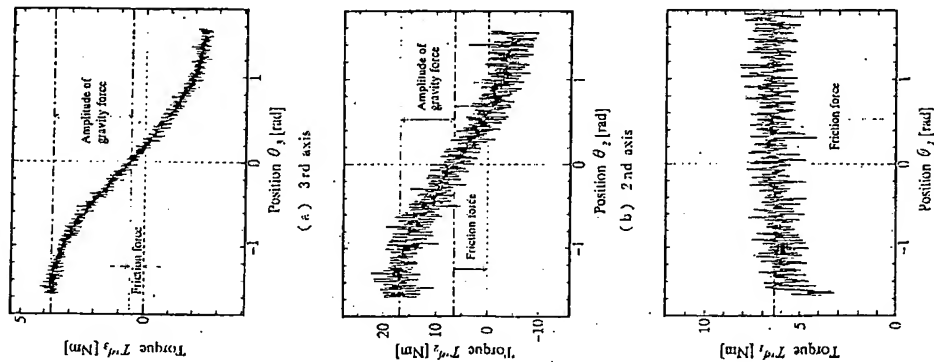


Fig. 5 Experimental results of constant angular velocity test

る場合について考える。マニピュレータの場合、本実験では特にリンク2とリンク3の場合、重力の影響により一定速度の定常状態であっても外力の値が変化してしまい、傾きの推定が困難になる。そこで(17)式を(18)式のように変形する。

$$\hat{T}_{axis} - T_{axis} = (J - J_0)\dot{\omega} \quad (18)$$

すなわち、ステップ状の速度指令を与えたときのトルクオペレータの出力と、定常状態のときのトルクオペレータの出力と実際の外力の値を差引きした値を比較することによって傾きを推定することになる。この場合、実際の外力は重力と摩擦力からなる。従って、前述の等角速度試験で求めたパラメータを用いて重力と摩擦力を推定することで代用することができ、これを(14)式と(18)式を用いて表すと(19)式と(20)式のようになる。

$$\hat{T}_{axis} + r_1 g_{axis} - D_1 \dot{\omega}_1 - D_2 \dot{\omega}_2 = (J_1 - J_0)\dot{\omega}_1 \quad (19)$$

$$\hat{T}_{axis} + r_1 g_{axis} + r_2 g_{axis} - D_1 \dot{\omega}_1 - D_2 \dot{\omega}_2 - D_3 \dot{\omega}_3 = (J_2 - J_0)\dot{\omega}_2 \quad (20)$$

(19)式よりリンク3に対して速度ステップ応答試験を行うと、 J_0 が求められる。また、 $\theta_1=0$ としてリンク2に対して同様の試験を行うと、(20)式より $J_2 + J_0 + 2r_2 l_2$ が求められる。 J_0 , r_1 と l_1 は既知であるため、 J_2 を求めることができる。

なお、リンク1に関しては(17)式をそのまま用いる。従って、(17)式は(21)式のようになる。

$$\hat{T}_{axis} = (J_1 - (J_2 + J_0 + 2r_2 l_2 + 2r_3 l_3 s_{23}))\dot{\omega}_1 + D_1 \dot{\omega}_1 + D_2 \dot{\omega}_2 + D_3 \dot{\omega}_3 \quad (21)$$

(21)式から、このリンク1に関しては求めるべき傾き項が J_1/J_0 として J_2 と3項存在する。そこで、ロボットマニピュレータの姿勢を変化することによって各々を求めることにする¹⁰⁾。まず、 $\theta_1=\theta_2=0$ として速度ステップ応答試験を行うと求める傾きは J_1 だけになる。次に、 $\theta_2=\theta_3=\pi/2$ として同様の試験を行うと、 $J_{11} + J_{22}$ が求められる。 J_{11} は既知であるから J_{22} がわかる。最後に、 $\theta_1=0$, $\theta_2=\pi/2$ として同様の試験を行うと、 $J_{11} + J_{22}$ を求めることができる。先ほどと同様に J_{11} は既知であるため、 J_{22} を求めることができる。

次に、本論文で行ったロボットマニピュレータの傾性項の同定実験の結果について述べる。Fig. 7ではリンク2とリンク3に対する速度ステップ応答試験の結果を示す。ここで、 θ_r は動力学モデルとの誤差を表し、この誤差はかなり小さいことがわかる。このような速度ステップ応答試験をいろいろな傾性のノミナル値で行って統計をとるとFig. 8のようになる。リンク1についても同様の結果が得られる。これらの実験結果からロボットマニピュレータの傾性項を求めることになる。

5. カセンサを用いない位置と力のハイブリッド制御系

同定実験で得られたパラメータを用いてマニピュレータの運動力学を解くことにより、重力などの外力を推定することができる。これより、(13)式の反力 T_{res} を推定する反力推定機構を構成するとFig. 9のようになる。Fig. 9からわかるように、運動力学を解くことにより摩擦力と重力等の外力を算出し、トルクオペレータで推定された外力 T_{des} から差し引くことにより、反力 T_{res} を推定する構造になっている。ただし、トルクオペレータは線形システムであるために、正弦関数などの非線形項を有する傾性項について推定することはできない。そのため、そのような非線形項は運動力学を解いて求め、重力項などと同様にオペレータの推定値から差し引くシステムにしている。

この反力推定機構を多関節ロボットマニピュレータの各関節に設置する。入力値として H^* 加速度コントローラのトルク指令 T^{ref} と位相 θ を用いる。

この反力は各関節環境で求められる。ここで(22)式を用いることにより、各関節で求められた反力の推定値から速度指令で差した反力として、等しく写像される。

$$\hat{F}_{res} = (J^*)^{-1} \hat{T}_{res} \quad (22)$$

ただし、 J^* はヤコビアン配置行列を表す。すなわち

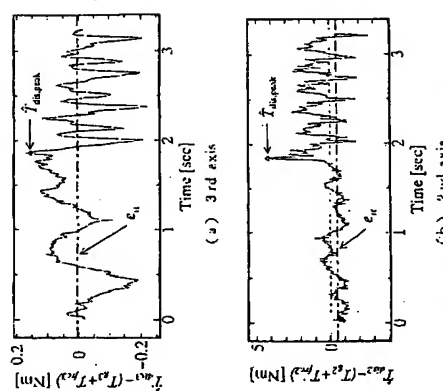


Fig. 7 Speed step response

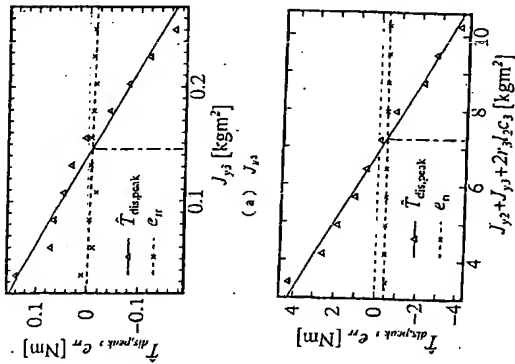


Fig. 8 Experimental results of inertia

マニピュレータの先端に設置された力センサと同様に、環境に加えられた力を求めることができる。

以上より求められた反力の推定値を、Fig. 4 で示される力センサからのフィードバック信号の代わりに用いることで、力センサを用いない位置と力のハイブリッド制御系を実現することができる。Fig. 10 にそのブロック図を示す。

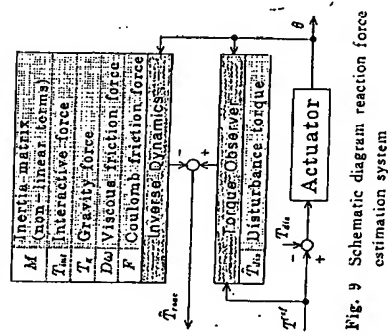


Fig. 9 Schematic diagram reaction force estimation system

6. ハイブリッド制御の実験結果

実験には、Fig. 4 (a) に示す直線 3 節節 DD ロボットマニピュレータを使用する。実験のハードウェアシステムは Fig. 11 に示される。制御系は全て DSP (ADP 77230) のソフトウェアアルゴリズムにより構築されている。先のパラメータの同定状態でも同様のシステムを用いている。

Fig. 12 のように停止した状態に対する位置と力のハイブリッド制御の結果を示す。実験に用いた H^∞ 加速度コントローラの速度関数 $S(s)$ と相関速度関数 $T(s)$ の周波数特性は Fig. 13 に示す。実験は x 方向に力制御、 y, z 方向に位置制御を行った。力指令 F^{ref} として 1 [Hz] の方形波を与え、位置指令 P^{ref} として y 方向に

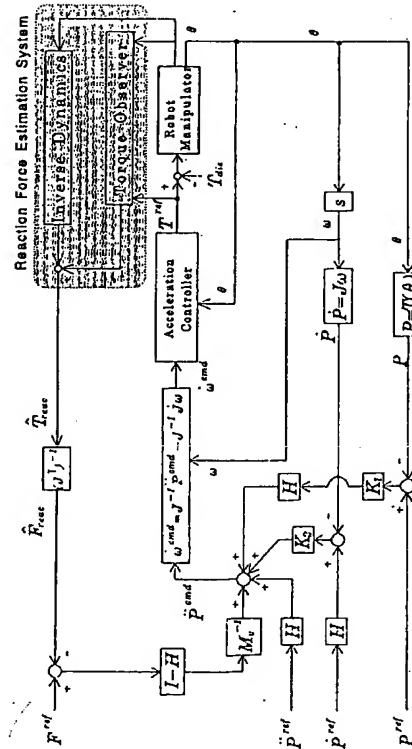


Fig. 10 Hybrid control system of position and force without force sensor

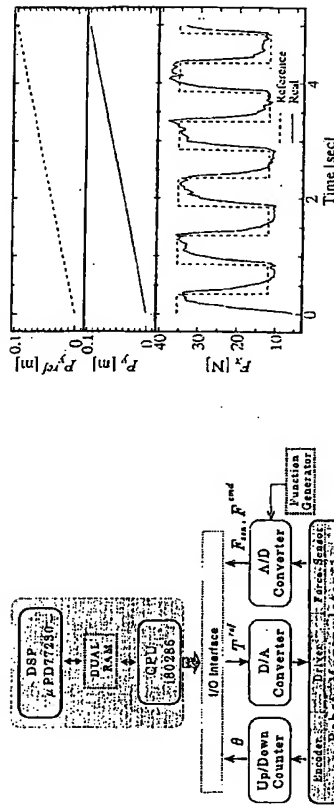
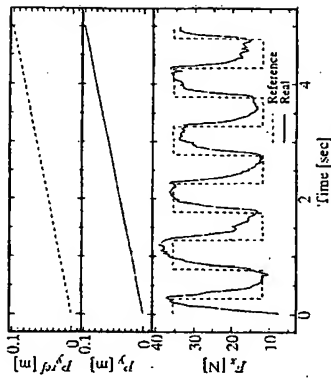


Fig. 11 Hardware system of tested DD robot manipulator

(a) With force sensor



(b) Without force sensor

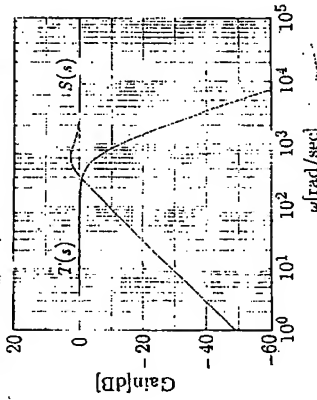
Fig. 13 Frequency characteristics of experimental H^∞ acceleration controller(c) Without force sensor ($T_{ref}=0$)

Fig. 14 Experimental results of hybrid control of position and force

Fig. 14 (c) には力センサを用いないで、さらに干渉力 $T_{ref}=0$ の場合 ($T_{ref}=0$) の結果を示す。その結果

より、カセンサを用いない場合も位置と力の応答は所望のものが得られていることがわかる。また、干渉力を考慮しない場合も考慮した場合と何ら変わらない結果が得られている。これは、力制御のように動作の遅い制御では、干渉力による影響が無視できるほど小さいためであると考えられる。なお、実験のソフトウェアのサンプリング時間は1[msec]で、トルクオブザーバの $P(s)$ の固有極点 ω_n は100[rad/sec]である。また、フィードバック定数 K_1 と K_2 は両者10である。実験に使用した力制御の環境は静止であり、接触状態の安定性は定数 K_2 のこの値によって充分保たれる。

7. ま と め

本論文では、まず、 H^* 制御に基づき系統的に設計した H^* 加減速コンローラを用いて高性能な位置と力のハイブリッド制御系を構築した。次に、トルクオブザーバを用いて反力推定機構を構築することにより、力センサを必要としない位置と力のハイブリッド制御系を実現した。本論文の実験結果より、提案する力センサを用いない位置と力のハイブリッド制御系が所望の応答を実現し、有効に機能することを確認した。

提案するハイブリッド制御系は力センサを必要としないため、従来の力センサを用いた場合のマニピュレータと比較して、マニピュレータの構造上の剛性を強く保つことができ、且つ経済的である。また、本論文では、ロボットマニピュレータのパラメータをトルクオブザーバによって同定するので、同定・設計・制御を通じて正しい力センサを使用しない方法を提案している。



大石 謙 (Kiyoshi OHISHI)

1937年10月14日生。1956年3月麻布大学工学部工学科卒業。1957年4月大阪工業大学工学部工学科助教授。1959年4月同大学工学部教授。1963年4月東京大学工学部教授。1965年4月東京大学工学部教授。1967年4月東京大学工学部教授。1969年4月東京大学工学部教授。1971年4月東京大学工学部教授。1973年4月東京大学工学部教授。1975年4月東京大学工学部教授。1977年4月東京大学工学部教授。1979年4月東京大学工学部教授。1981年4月東京大学工学部教授。1983年4月東京大学工学部教授。1985年4月東京大学工学部教授。1987年4月東京大学工学部教授。1989年4月東京大学工学部教授。1991年4月東京大学工学部教授。1993年4月東京大学工学部教授。1995年4月東京大学工学部教授。1997年4月東京大学工学部教授。1999年4月東京大学工学部教授。2001年4月東京大学工学部教授。2003年4月東京大学工学部教授。2005年4月東京大学工学部教授。2007年4月東京大学工学部教授。2009年4月東京大学工学部教授。2011年4月東京大学工学部教授。2013年4月東京大学工学部教授。2015年4月東京大学工学部教授。2017年4月東京大学工学部教授。2019年4月東京大学工学部教授。2021年4月東京大学工学部教授。2023年4月東京大学工学部教授。2025年4月東京大学工学部教授。



藤田昌弘 (Masahiro FUJITA)

1958年3月16日生。1981年3月大阪工業大学工学部工学科卒業。1983年3月、同大学工学部工学科助教授。1985年3月、同大学工学部工学科教授。1987年3月、同大学工学部工学科教授。1989年3月、同大学工学部工学科教授。1991年3月、同大学工学部工学科教授。1993年3月、同大学工学部工学科教授。1995年3月、同大学工学部工学科教授。1997年3月、同大学工学部工学科教授。1999年3月、同大学工学部工学科教授。2001年3月、同大学工学部工学科教授。2003年3月、同大学工学部工学科教授。2005年3月、同大学工学部工学科教授。2007年3月、同大学工学部工学科教授。2009年3月、同大学工学部工学科教授。2011年3月、同大学工学部工学科教授。2013年3月、同大学工学部工学科教授。2015年3月、同大学工学部工学科教授。2017年3月、同大学工学部工学科教授。2019年3月、同大学工学部工学科教授。2021年3月、同大学工学部工学科教授。2023年3月、同大学工学部工学科教授。2025年3月、同大学工学部工学科教授。

参 考 文 献

- 1) M. Raibert, et al.: "Hybrid Position/Force Control of Manipulators", ASME J. of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol.102, No.2, pp.126-133, 1981.
- 2) C.H. An, et al.: "Model-Based Control of A Robot Manipulator", The MIT Press, 1988.
- 3) 津本:「ロボットの力学と制御」, 朝倉書店, 1990.
- 4) 野田:「ロボット制御」, 朝倉書店, 1988.
- 5) 野田:「加減速に基づく多自由度ロボットの力フィードバック制御」, 電学雑, 109巻, 5号, pp.325-332, 1985.
- 6) 大石:「DD アルゴリズムの力とコンプライアンスのバスターミナル」, 電学雑, 110巻, 11号, pp.1133-1140, 1986.
- 7) 大石:「位置情報だけを印したマニピュレータのネーションコントロール」, 日本ロボット学会誌, Vol.10, No.6, pp.799-805, 1992.
- 8) 大石:「モデル適応加減速制御系によるコンプライアンス制御」, 第1回日本ロボット学会ロボットシンポジウム, No.1106, 1993.
- 9) 大石:「 H^* 制御に基づくセンサレス力制御」, 電学雑, 112巻, 9号, pp.852-861, 1994.
- 10) 大石:「内蔵センサ制御に基づく加減速制御とその制御に関する検討」, 第9回日本ロボット学会技術発表会, No.1432, 1994.
- 11) 編:「力センサを用いないダイレクト・ドライブ・マニピュレータのインピーダンス制御」, 日本ロボット学会誌, 7巻, 3号, pp.60-71, 1995.
- 12) 大石:「力センサを用いないダイレクト・ドライブ・マニピュレータのインピーダンス制御」, 電学雑, 110巻, 8号, pp.649-652, 1996.
- 13) 大石:「力センサを用いないダイレクト・ドライブ・マニピュレータのインピーダンス制御」, 電学雑, 112巻, 2号, pp.181-182, 1996.
- 14) 大石:「力センサを用いないダイレクト・ドライブ・マニピュレータのインピーダンス制御」, 電学雑, 104巻, 6号, pp.373-379, 1996.
- 15) J.J. Craig: "Introduction to Robotics, Mechanics & Control", Addison Wesley, 1986.
- 16) 大石:「ロボット制御工学」, コロナ社, 1989.



宮崎 勝 (Masaru MIYAZAKI)

1958年10月1日生。1981年3月大阪工業大学工学部工学科卒業。1983年3月、同大学工学部工学科助教授。1985年3月、同大学工学部工学科教授。1987年3月、同大学工学部工学科教授。1989年3月、同大学工学部工学科教授。1991年3月、同大学工学部工学科教授。1993年3月、同大学工学部工学科教授。1995年3月、同大学工学部工学科教授。1997年3月、同大学工学部工学科教授。1999年3月、同大学工学部工学科教授。2001年3月、同大学工学部工学科教授。2003年3月、同大学工学部工学科教授。2005年3月、同大学工学部工学科教授。2007年3月、同大学工学部工学科教授。2009年3月、同大学工学部工学科教授。2011年3月、同大学工学部工学科教授。2013年3月、同大学工学部工学科教授。2015年3月、同大学工学部工学科教授。2017年3月、同大学工学部工学科教授。2019年3月、同大学工学部工学科教授。2021年3月、同大学工学部工学科教授。2023年3月、同大学工学部工学科教授。2025年3月、同大学工学部工学科教授。